

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ ПРИ ТРАНСПОРТИРОВКЕ СЛЯБА ОТ МЕТОДИЧЕСКОЙ ПЕЧИ ДО КЛЕТЫ НА СТАНЕ 5000

HEAT LOSS DURING TRANSIT FROM REHEATING FURNACES BEFORE STAND TO MILL 5000 INVESTIGATION

В.А. Лунев, И.А. Шишов, П.А. Глухов

Санкт-Петербургский Государственный Политехнический Университет; Россия, г. Санкт-Петербург, ул. Политехническая, 29, plast-ftim@mail.ru

Abstract

The method for calculation of the surface and the integral temperature of the slab at the stage of precedent operations, that prior the rolling at the mill 5000, was proposed and implemented.

Постановка задачи. При разработке компьютерных программ оптимизации режимов обжарки на прокатных станах необходима информация об энергосиловых параметрах прокатки. За основу расчетов усилий и моментов принимают экспериментальные сведения о сопротивлении деформации, зависящем от степени, скорости деформации и температуры, $K(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$. Эти зависимости могут быть получены на современных испытательных комплексах с достаточно высокой точностью, например, с использованием термомеханического симулятора Gleeble-3800 [1]. Корректное использование данных о значениях $K(\epsilon, \dot{\epsilon}, T)$ для расчета силы прокатки может быть обеспечено только при достоверной информации о распределении температур по объему деформируемого тела и о геометрии очага деформации. Особенно важны эти сведения при прокатке толстого листа, поскольку для этого случая и распределение температур, и распределение деформаций крайне неравномерны по сечению проката. Перед началом прокатки сляб проходит ряд предварительных операций (транспортировка к гидросбиву окалины, непосредственно гидросбив, транспортировка до прокатной клетки), существенно влияющих на его температурное поле.

Во многих работах отмечается, что изменение температуры толстого листа существенно зависит от характеристик оборудования станов, например, от параметров работы установки гидросбива окалины, поэтому автоматический перенос существующих формул для расчета температур с одного стана на другие практически невозможен. В данной работе поставлена задача получения алгебраических соотношений для расчета среднemasсовой температуры толстого листа во взаимосвязи со временем процесса при транспортировке сляба к клетки прокатного стана. Полученные соотношения должны обеспечивать требуемое быстродействие системы управления станом (не более 5 сек. для расчета всего цикла прокатки).

Экспериментальная часть. Задача решается при помощи пакета конечно-элементного моделирования Deform-3D. Охлаждаемый сляб разбит на более чем 150 000 конечных элементов. При этом 20 элементов расположены по высоте сляба, 75 элементов – по ширине и 100 – по длине. Расчеты выполнены для стали 10Г2ФБ, теплофизические свойства которой представлены в [2].

Для правильного решения тепловой задачи и поиска распределения температуры по объему металла с использованием конечно-элементной программы необходимо задать граничные условия в виде температур поверхности сляба на различных его поверхностях. Замер температур выполняли в производственных условиях при помощи заводских пирометров и переносных ручных пирометров. Массив экспериментальных данных по температурам поверхности металла обрабатывали статистически и вносили в программу Deform-3D, которая выполняла расчеты распределения температуры по объему металла путем решения уравнения теплопроводности. Среднemasсовую температуру сляба в сечении определяли при помощи встроенной в Deform-3D подпрограммы. Всего была обработана информация по температуре при прокатке 23 слябов толщиной 315 мм и 28 слябов толщиной 250 мм.

Выполняли измерение температуры печного пространства в момент выдачи металла при помощи печной термопары, температуру верхней поверхности металла перед клетью стационарным пирометром клетки, температуры верхней и нижней поверхностей при кантовке сляба после гидросбива ручными переносными пирометрами. Начальный градиент температур сляба при выдаче из печи не учитывали, поскольку проведенные ранее промышленные замеры температур по толщине находящегося в печи сляба подвижными термопарами показывали разницу температур поверхностных и центральных слоев не более 10 - 15 °С. Тепловые потери исследовали по трем участкам – при транспортировке от печи до гидросбива, при гидросбиве, при транспортировке от гидросбива до прокатной клетки. Зависимости поверхностной температуры искали как функцию времени.

Аппроксимирующие функции для температуры поверхности слябов при транспортировке и гидросбиве искали в соответствии с рекомендациями [3]. Статистические характеристики полученных регрессий (в частности, коэффициент детерминации r^2) свидетельствуют о линейной зависимости потерь поверхностной температуры от основных технологических параметров в исследуемых интервалах. Получены зависимости потерь температуры от времени (°С):

на участке от печи до гидросбива

$$\Delta T_{\text{изл в}} = -24,64 + 0,0022 \cdot \left(\frac{T_0}{100} \right)^4 + 0,8963 \cdot t \quad (1)$$

– для верхней поверхности сляба, где t – время транспортировки, T_0 – температура начала операции

$$\Delta T_{\text{изл н}} = \Delta T_{\text{изл в}} + 0,278 t \quad (2)$$

– для нижней поверхности;

на участке гидросбива

$$\Delta T_{\text{гс}} = 120 - 0,615(H - 250) \quad (3)$$

– для верхней и нижней поверхностей (H – толщина сляба);

на участке транспортировки от гидросбива до прокатной клетки

$$\Delta T_{\text{в}} = 0,0183 T_0 + 0,562 t \quad (4)$$

– для верхней поверхности,

$$\Delta T_{\text{н}} = \Delta T_{\text{в}} + 0,278 t \quad (5)$$

– для нижней поверхности.

За время (130 с) транспортировки слябов от нагревательной печи для прокатной клетки потери температуры составляют 227 °С для верхней поверхности и 267 °С – для нижней. На рис. 1 представлены зависимости тепловых потерь сляба при транспортировке и гидросбиве. Более высокие потери на нижней поверхности сляба вызваны потерями при дополнительном контакте с роликами рольганга.

Заметим, что полученные зависимости справедливы только для стана 5000 и только в определенных интервалах технологических параметров, характерных именно для этого стана.

Расчет распределения температур по объему сляба при помощи программы Deform-3D. Задавая температуру поверхности при помощи найденных зависимостей от времени, температурные потери регулировали путем задания поверхностного отрицательного теплового потока (*Heat Flux*). Поток подбирали до тех пор, пока средняя температура поверхности, полученная в результате расчета по программе Deform-3D в заданной точке, не совпадала с граничными температурами по всем поверхностям. Распределение температур по объему сляба после 66 с с момента выдачи из печи представлено на рис. 1. Видно, что сляб имеет мас-

сивное ядро, которое почти не теряет температуры при транспортировке металла к прокатной клетке, и так называемые «корочки», температура которых значительно ниже по сравнению с ядром. Средние значения поверхностных температур рассчитываемые программой Deform, составляют $T_{\text{в}} = 1143$ °С; $T_{\text{н}} = 1118$ °С. Эти значения практически совпадают с поверхностными температурами, определенными при помощи соотношений (1)-(5).

Распределение температур по сечению сляба на различных стадиях подачи к прокатной клетке представлено на рис. 2. На рисунке отчетливо видно наличие ядра и корочек и их изменение при подходе металла к клетке – с течением времени температура ядра практически не изменяется, но толщина корочек возрастает. Это распределение и его изменение в процессе черновой прокатки достаточно важны для процессов структурообразования при формировании свойств микрелегированных сталей. Суть состоит в том, что выделение карбонитридов ниобия и ванадия, зависящее от их концентрации и стимулированное пластической деформацией, происходит обычно при 910-950 °С [4]. Этот вид упрочнения может начаться в приповерхностных участках сляба, что может вызвать

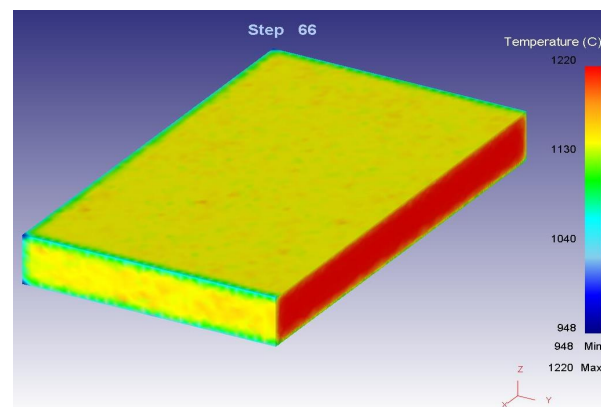


Рис. 1. Распределение температур по центральному сечению сляба после транспортировки к гидросбиву в течение 66 с

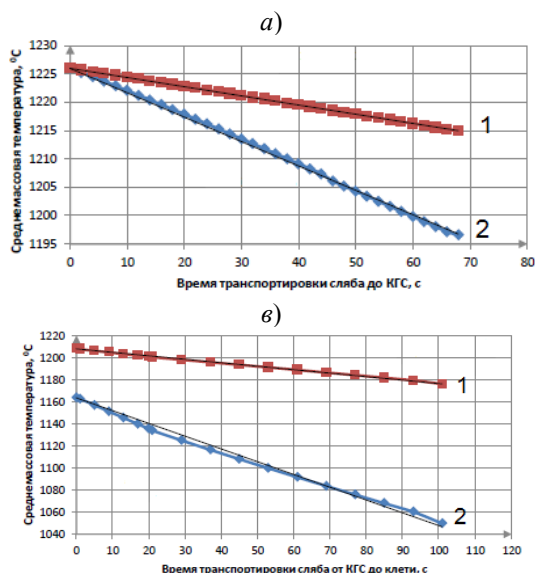


Рис. 2. Распределение температуры по толщине сляба толщиной 315 мм в различных сечениях на различных стадиях подачи к прокатной клетке: 1 – выдача слитка из нагревательной печи; 2- при транспортировке к камере гидросбива; 3 – перед камерой гидросбива; 4 – после камеры гидросбива; 5 – перед началом прокатки

существенное увеличение сопротивления деформации и, естественно, возрастание энергосиловых параметров прокатки. Важным результатом моделирования является получение исходного поля

температур сляба непосредственно перед прокаткой, которое будет являться начальным условием расчета изменения температур сляба при черновой прокатке.

Взаимосвязь среднемассовой температуры с температурой его поверхности. По рис. 1 видно, что самыми холодными местами сляба являются кромки и торцы. При захвате металла валками на захоложенных торцах и кромках возникают наибольшие усилия прокатки, поэтому информация о распределении среднемассовой температуры по длине и ширине листа необходима для оценки



пиковых значений энергосиловых параметров. Для оценки распределения температур по объему металла анализировали температуры в девяти сечениях по длине и ширине сляба: по длине рассматривали передний конец, среднюю часть полосы и хвостовую; по ширине – среднюю часть и кромки. Все периферийные сечения принимали на расстоянии 100 мм от края сляба.

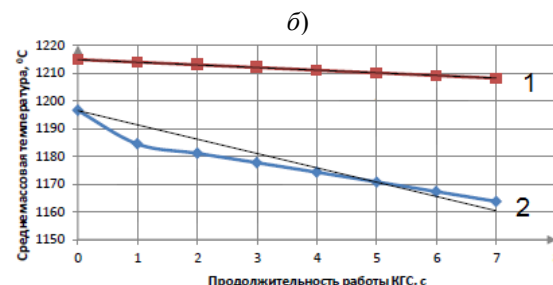


Рис. 3. Зависимости изменения среднемассовой температуры от времени при подаче сляба от нагревательной печи до прокатной клетки по участкам: а – от печи до камеры гидросбива; б – в камере гидросбива; в – от камеры гидросбива до прокатной клетки; 1 – средняя часть сляба; 2 – передняя часть

На рис. 3,а-в представлены графики изменения среднемассовой температуры, начиная от выдачи из печи и до начала прокатки, во взаимосвязи со временем для передней и средней части сляба 315 мм. Видно, что на переднем конце полосы среднемассовая температура сляба понижается на 177 °С, а средней части – на 50 °С. По графикам видно, что зависимость падения среднемассовой температуры с течением времени при транспортировке сляба к прокатной клетке можно считать линейной. На рис. 5 наряду с расчетными зависимостями среднемассовой температуры от времени, полученными расчетным путем при помощи программы Deform-3D, показаны линейные аппроксимации, которые для отдельных стадий перемещения металла от печи до прокатной клетки имеют вид:

на участке от печи до гидросбива
 $\Delta T = -0,1626 t + 1226; R^2 = 0,9996$ (6)

– для средней части сляба,
 $\Delta T = -0,4303 t + 1226; R^2 = 0,9985$ (7)

– для передней части сляба;
на участке гидросбива окалины

$\Delta T = -0,9601 t + 1214,9; R^2 = 0,9999$ (8)

– для средней части сляба,
 $\Delta T = -5,1482 t + 1196,5; R^2 = 0,8683;$ (9)

– для передней части сляба;
на участке транспортировки от гидросбива до прокатной клетки

$\Delta T = -0,3154 t + 1208,2; R^2 = 0,997$ (10)

– для средней части сляба,
 $\Delta T = -1,1586 t + 1163,8; R^2 = 0,9912$ (11)

– для нижней поверхности.

По результатам работы были сделаны следующие **выводы**:

1. На всем протяжении предварительных операций в слябе сохраняется массивное ядро, температура которого остается неизменной. Среднемассовая температура сляба падает слабо, причем не за счет остывания ядра, а за счет уменьшения его толщины.
2. В узких диапазонах толщин и времен, которые характерны для предварительных операций на стане 5000, зависимости падения поверхностной и среднемассовой температур от основных технологических параметров можно считать линейными.
3. Предложенная методика расчета поверхностной и среднемассовой температуры может быть также использована при расчете теплопотерь уже в процессе черновой и чистовой прокатки, а также операции подстуживания.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Н.Г. Колбасников, О.Г. Зотов, В.В. Дураничев, А.А. Наумов, В.В. Мишин, Д.А. Рингинен. Влияние больших деформаций в горячем состоянии на структуру и свойства низкоуглеродистой стали /Металлообработка. – 2009. – вып. 4(52)
2. Марочник сталей и сплавов: Справочник /Ред. В. Г. Сорокин, А. В. Волосникова, С. А. Вяткин и др.; под общ. ред. В. Г. Сорокина. М.: Машиностроение, 1989. 640 с.
3. Ю.В. Коновалов, А.Л. Остапенко, В. И. Пономарев. Расчет параметров листовой прокатки. /Справочник. М., Металлургия, 1986.
4. De Ardo A.J. Niobium in Modern Steels // International Materials Reviews. – 2003. – V. 48. – P. 371.

СТАНОЧНОЕ ПРОФИЛИРОВАНИЕ S-ОБРАЗНЫХ РАБОЧИХ ВАЛКОВ ДЛЯ КОМПЕНСАЦИИ УПРУГИХ ДЕФОРМАЦИЙ ВАЛКОВОГО УЗЛА

MACHINING PROFILING S-SHAPED WORKING ROLLS FOR COMPENSATION OF ELASTIC DEFORMATIONS OF THE ROLLS UNIT

Астахов А.А., Дунаев Д.Н., Мазур И.П.

ФГБОУ ВПО «Липецкий государственный технический университет», г. Липецк, emillcroff@mail.ru

The paper discusses the way to improve the methodology of grinding S-shaped working rolls by taking into account the elastic deformations which is arise from the force of the rolling. The mathematical model of stress-deformed state of the backup-working rolls unit was developed which allows you to evaluate the change of the rolls deflection depending on the value of the axial shifting and when rolling of strips of different width. Assessment of the change in the square of the strips cross-section because of the elastic deformation of the working rolls was carried out. The article outlines the prospects for further research the wear of the working layer of the rolls during the campaign and their consolidation with the already conducted researches.

Обеспечение высокой точности геометрических параметров проката является важной задачей для металлургического предприятия. Повышение конкурентоспособности горячекатаной и холоднокатаной продукции на мировом рынке требует улучшения показателей поперечной и продольной разнотолщинности с одной. Это достигается за счет постоянного совершенствования технологии производства и оборудования прокатных станов.

Управление поперечным профилем полос на современных прокатных станах осуществляется при помощи автоматической системы управления профилем и плоскостностью (PFC). Одним из основных каналов регулирования геометрических параметров проката этой системы является осевая сдвигка рабочих валков, профиль которых выполнен в виде полинома n -й степени.

В процессе прокатки на форму межвалкового зазора оказывают влияние различные факторы, такие как: упругий прогиб опорного валка, прогиб рабочего валка, тепловые деформации от контакта с нагретой полосой, а также неравномерный износ рабочего слоя валков по длине бочки. Изменения формы зазора между валками приводят к неравномерности обжатий и вытяжек по ширине полосы, что вызывает нарушения геометрии прокатываемой полосы. Для компенсации влияния этих факторов выполняют станочную профилировку образующих бочек рабочих валков, от точности исполнения которой зависит эффективность работы PFC.

Тепловое приращение профилировки валков частично компенсирует их прогиб, однако это приводит к еще более сложному изменению формы межвалкового зазора. Таким образом, необходимо разработать математическую модель, учитывающую упругие деформации валковой системы, которая позволила бы сократить время на формирование исходной (шлифовочной) профилировки рабочих валков для заданных параметров прокатки.

В работе [1] изложена методика моделирования шлифовочной выпуклости рабочих валков, разработанной при помощи метода

конечных элементов (МКЭ). Авторами предлагается определять активную образующую шлифовочного профиля рабочего валка стана холодной прокатки как суперпозицию заданной профилировки валков с кривой упругой деформации и теплового профиля. Результаты изложенной методики актуальны для валков, имеющих симметричную выпуклую или вогнутую профилировку, и затруднительны в использовании для валков с несимметричным профилем. В данной статье рассмотрена методика моделирования профилировки валков, которая позволит корректировать станочный профиль S-образных валков для обеспечения равенства вытяжек по ширине полосы в зависимости от прогиба валковой системы, на который влияют средние величины усилия при прокатке, ширина полос за кампанию, величина осевой сдвигки валков, величина обжатия и т.д.

Для решения контактной задачи, направленной на определение упругих деформаций валкового узла, использовалась CAD/CAE-система SolidWorks [2]. Номинальные размеры бочек валков четырех валковой клетки №8 широкополосного стана горячей прокатки 2000 приняли: диаметр $D_p = 820$ мм и длина $L_p = 2300$ мм для рабочего и диаметр $D_{on} = 1600$ мм и длина $L_{on} = 2000$ мм для опорного. Характеристики валков:

- опорный: материал – сталь, модуль упругости 1-го рода $E = 2,1 \times 10^{11}$ Н/м²; модуль упругости 2-го рода $G = 7,9 \times 10^{10}$ Н/м²; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; плотность $\rho = 7850$ кг/м³; предел текучести 600 МПа;

- рабочий: материал – чугун, модуль упругости 1-го рода $E = 2,25 \times 10^{11}$ Н/м²; модуль упругости 2-го рода $G = 8,6 \times 10^{10}$ Н/м²; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; плотность $\rho = 7300$ кг/м³; предел текучести 275 МПа.

Приняты следующие допущения: профилировка верхних и нижних опорных и рабочих валков одинакова, однако верхняя образующая нижнего рабочего валка развернута относительно нижней образующей верхнего валка на 180°; распределённая нагрузка от усилия прокатки симметрична относительно оси прокатки.

В качестве исходной профилировки для рабочего вала принят полином 3-й степени, выражающий изменение радиуса вала по длине бочки

$$y_{\text{в}}(x) = a_1x + a_2x^2 + a_3x^3, \quad (1)$$

где x – координата по длине бочки вала от стороны переделки к приводной стороне с началом координат на краю бочки вала; a_i – постоянные коэффициенты. Коэффициенты полинома рассчитываются исходя из заданного диапазона изменения выпуклости межвалкового зазора [3], верхняя и нижняя границы которого приняты $\delta_{\text{max}} = 0,1$ мм и $\delta_{\text{min}} = -0,9$ мм. Получили коэффициенты полинома: $a_1 = 0,6025 \times 10^{-3}$; $a_2 = -1,8500 \times 10^{-6}$; $a_3 = 0,6667 \times 10^{-9}$.

Станочная профилировка опорного вала – выпуклая с величиной выпуклости $\Delta_{\text{оп}} = +0,5$ мм.

На валковую пару приложили распределенную нагрузку $P = 10$ МН, действующей на площадку контакта полосы с рабочим валком, равную половине от общего усилия прокатки. Оси подшипников опорных валков зафиксировали в виде жесткой заделки, рабочих – в виде скользящей заделки с возможностью перемещения в вертикальном направлении.

Далее при заданных условиях нагружения произвели расчет упругих деформаций, которые определялись как перемещение точек поверхности валков от исходного положения. Расчеты производились при разных значениях сдвижки рабочих валков в осевом направлении. Максимальное значение сдвижки $S_{\text{max}} = \pm 150$ мм (знак «+» соответствует смещению верхнего рабочего вала вправо относительно направления прокатки, а знак «-» смещение влево). Ширину полосы изменяли в пределах диапазона 900-1850 мм, что соответствует сортаменту НШСП 2000. Обжатие полосы принято постоянным для возможности оценки и сравнения результатов моделирования.

Полученные в ходе расчетов кривые упругих деформаций были наложены на исходную профилировку S-образного вала, тем самым были получены искаженные профили рабочего вала под действием усилия прокатки (рисунок). Анализ полученных результатов показал, что наибольшие упругие деформации возникают при прокатке узкого металла. К тому же из-за сдвижки валков в осевом направлении происходит смещение точки максимального прогиба от центра вала, что еще больше усложняет процесс корректировки требуемой станочной профилировки.

Для практической оценки влияния упругих деформаций на форму поперечного профиля полосы выполнили расчет изменения площади

половины поперечного сечения полосы после нагружения валковой системы:

$$\Delta F = \int_a^b (f_2(x) - f_1(x)) dx, \quad (2)$$

где $f_1(x)$ – функция профилировки рабочего вала в ненагруженном состоянии; $f_2(x)$ – функция профиля вала, измененного под действием усилия прокатки; a, b – координаты положения левого и правого краев полосы относительно середины бочки рабочего вала.

Так, при прокатке полосы шириной 900 мм с толщины $h_0 = 11$ мм на толщину $h_1 = 7$ мм в 8-й клетки чистовой группы стана, вследствие упругой деформации валкового узла, площадь поперечного сечения полосы увеличивается на 317,3 мм², что составляет 4,5 % от общей площади поперечного сечения полосы. Это требует дополнительных воздействий со стороны системы PFC на полосу, тем самым усложняя процесс регулирования профилем прокатываемой полосы.

В дальнейшем планируется объединить результаты данных исследований с результатами работ [4,5], в которых проводилась оценка теплового профиля S-образных валков в процессе эксплуатационного цикла. Это позволит производить корректировку шлифовочного профиля с учетом поправки на тепловую выпуклость для наиболее ответственного металла, учитывать износ рабочих валков и его влияние на поперечный профиль полос [6]. Это важно для рационального формирования монтажных партий, а также осуществления режима беспрограммной прокатки.

В качестве основных выводов следует отметить, что предлагаемая математическая модель определения кривых упругой деформации рабочих S-образных валков под действием усилия прокатки, позволяет оценить величину изменения поперечного сечения полосы для дальнейшей корректировки станочного профиля рабочих валков. Модель дает возможность произвести расчет прогиба валковой системы в зависимости от величины осевой сдвижки рабочих валков, а также при прокатке полос различной ширины. Применение данной модели на практике позволяет снизить выход несоответствующей продукции по поперечной разнотолщинности, улучшить стабильность работы стана, использовать все возможности прокатного оборудования для достижения наибольшей производительности.

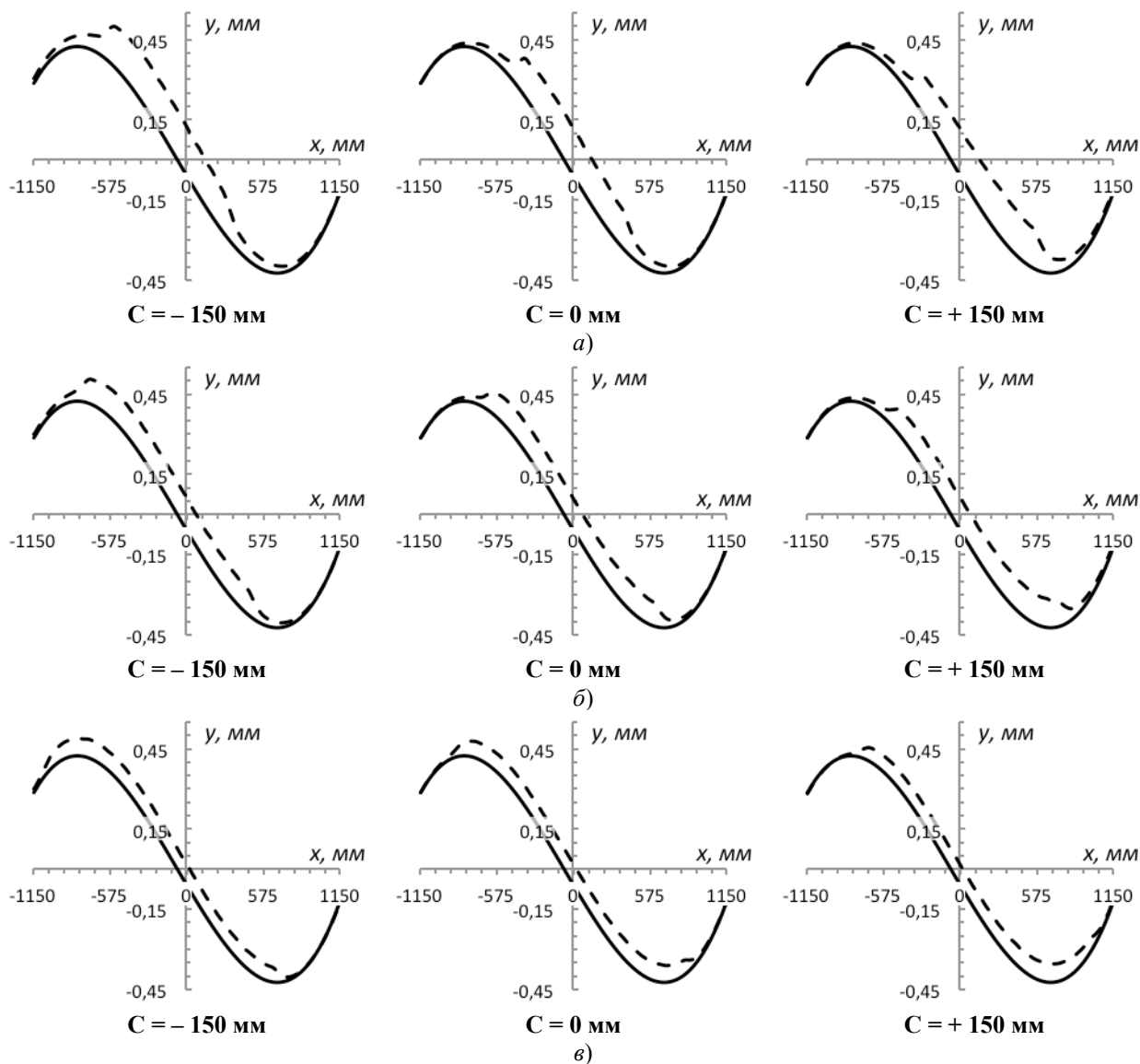


Рис.1 – Изменение активной образующей профиля рабочего вала под действием усилия прокатки для полосы шириной а) $B = 900$ мм, б) $B = 1375$ мм, в) $B = 1850$ мм:

— исходный профиль; - - - - - суперпозиция исходной профилировки и кривой упругой деформации

Список литературы

1. Гарбер, Э. А. Профилирование валков широкополосных станов с применением метода конечных элементов / Э. А. Гарбер, Н. Л. Болобанова // Производство проката / . – 15/03/2012 . – N 3 . – С. 6-10 .
2. Matt Lombard. SolidWorks 2010 Bible. – NY: Wiley, 2010. – 1179 p.
3. Бельский С.М. О некоторых эффектах применения осевой сдвижки // Производство проката, № 7, 2008. – С. 21-24.
4. Астахов А.А. Разработка модели для исследования теплового состояния рабочих валков станов горячей прокатки / А.А. Астахов, И.П. Мазур // Вестник ВГТУ. – Воронеж: ВГТУ, 2011, Том 7, №11.2. – С.83-86.
5. Aleksandr A. Astakhov, Anna Kawalek, Igor P. Mazur. Grinding Working Rolls of Hot Rolling Mills // Proceeding of 21th Anniversary International Conference on Metallurgy and Materials. Brno, Czech Republic, EU, 2012. ISBN 978-80-87294-29-1. – P. 6.
6. Прогнозирование износа рабочих валков широкополосного стана горячей прокатки / С.А. Воробей // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. научн. тр. — Дніпропетровськ.: ІЧМ НАН України, 2006. — Вип. 12. — С. 213-220. — Бібліогр.: 8 назв. — рос.